

# Über die Umlenkeigenschaften ebener Verdichtergitter aus Profilen der NACA- Serie-65 in quasizweidimensionaler inkompressibler Strömung

Stark, Udo  
Starke, Jörg

Veröffentlicht in:  
Abhandlungen der Braunschweigischen  
Wissenschaftlichen Gesellschaft Band 24, 1973/74,  
S.91-118



Verlag Erich Goltze KG, Göttingen

# Über die Umlenkeigenschaften ebener Verdichtergitter aus Profilen der NACA-Serie-65 in quasizweidimensionaler inkompressibler Strömung<sup>1</sup>

Von Udo Stark und Jörg Starke<sup>2</sup>

Vorgelegt von Hermann Schlichting

(Eingegangen am 18. Februar 1974)

## Übersicht

Die vorliegende Arbeit berichtet über die theoretische Bestimmung der Umlenkungen  $\Delta\beta$  von Verdichtergittern aus Profilen der NACA-Serie-65 in quasizweidimensionaler inkompressibler Strömung. Unter einer quasizweidimensionalen Strömung wird hierbei eine solche Strömung verstanden, bei welcher das Verhältnis  $\mu$  der Axialgeschwindigkeiten vor und hinter dem Gitter von Eins verschieden ist. An Hand umfangreicher Rechnungen wird gezeigt, daß der Anstieg der Umlenkung mit dem Verhältnis der Axialgeschwindigkeiten,  $d(\Delta\beta)/d\mu$  bei  $\mu = 1$ , im wesentlichen nur vom Teilungsverhältnis, vom Staffelungswinkel und vom Anstellwinkel abhängt und daß er nahezu unabhängig ist von der Profilgeometrie.

In einer ersten Anwendung der vorgelegten Rechenergebnisse werden die in quasizweidimensionaler ( $\mu \neq 1$ ) Strömung gemessenen Umlenkungen verschiedener Verdichtergitter aus Profilen der NACA-Serie-65 auf streng zweidimensionale ( $\mu = 1$ ) Strömung umgerechnet. Ein Vergleich der umgerechneten Umlenkungen mit entsprechenden Messungen der NACA fällt sehr zufriedenstellend aus.

## Summary

The theoretical estimation of the turning angle  $\Delta\beta$  is presented for a quasi two-dimensional, incompressible flow through cascades of NACA 65-series compressor blade sections. A quasi two-dimensional flow is a flow with the axial velocity ratio  $\mu$  different from unity. A great number of sample calculations illustrates that change of turning angle with  $\mu$  mainly depends on space chord

<sup>1</sup> Aus dem Institut für Strömungsmechanik der Technischen Universität Braunschweig (Leiter: Prof. Dr. phil. Dr.-Ing. E. h. H. Schlichting).

<sup>2</sup> Die Verfasser danken der Firma Motoren- und Turbinen-Union (MTU), München, für die Erlaubnis, einen Teil der von Herrn Dr.-Ing. H. H. Hebbel [12] im Auftrage der MTU durchgeführten Messungen veröffentlichen zu dürfen. Ihr besonderer Dank gilt den Herren Prof. Dr.-Ing. N. Scholz und Dr.-Ing. L. Fottner.

ratio, stagger angle, and angle of attack, whereas the influence of the blade-section geometry turned out to be negligible.

Measured turning angles  $\Delta\beta$  of the quasi two-dimensional flow ( $\mu \neq 1$ ) through cascades of NACA 65-series compressor blade sections are corrected to the strictly two-dimensional flow ( $\mu = 1$ ). The comparison with NACA-test results is very satisfactory.

### Résumé

La détermination théorique de la déflexion  $\Delta\beta$  est présentée pour l'écoulement quasi-bidimensionnel et incompressible par des grilles d'aubes de compresseur aux profils de la série NACA 65. Un écoulement quasi-bidimensionnel représente un écoulement au rapport des vitesses axiales  $\mu$  différent d'un. Beaucoup de calculations indiquent que la variation de la déflexion avec  $\mu$  dépend essentiellement du rapport du pas à la corde, de l'angle de calage et de l'angle d'attaque, tandis que la géométrie de la profile n'influence guère les résultats.

La déflexion  $\Delta\beta$  mesurée dans l'écoulement quasi-bidimensionnel ( $\mu \neq 1$ ) par des grilles d'aubes de compresseur aux profils de la série NACA 65 est transformée en un écoulement parfaitement bidimensionnel ( $\mu = 1$ ). La comparaison aux résultats correspondants de mesures de la NACA semble d'être très satisfaisante.

### 1. Einleitung

In modernen Axialkompressoren mit konischen Naben- und Gehäusewänden ist die Strömung auf den in Strömungsrichtung konvergierenden Meridianstromflächen durch ein axiales (meridionales) Stromdichteverhältnis

$$\mu = \frac{\varrho_2 W_2 \sin\beta_2}{\varrho_1 W_1 \sin\beta_1} \neq 1 \quad (1)$$

gekennzeichnet (vgl. Bild 1). Bei inkompressibler Strömung ( $\varrho_1 = \varrho_2$ ) und ähnlichen Randbedingungen (meridional beschleunigende Axialgebläse) vereinfacht sich Gl. (1) zu

$$\mu = \frac{W_2 \sin\beta_2}{W_1 \sin\beta_1} \neq 1 \quad (2)$$

und beschreibt dann das Verhältnis der Axialgeschwindigkeiten vor und hinter einem Schaufelschnitt ( $1 \leq \mu \leq 1,5$ ). In Gl. (1) und (2) bezeichnen  $W_1$  und  $W_2$  die Relativgeschwindigkeiten vor und hinter einem Schaufelschnitt und  $\beta_1$  und  $\beta_2$  die zugehörigen Strömungswinkel. Im Sonderfall paralleler Meridianstromlinien erfolgt die Umströmung der einzelnen Schaufelschnitte zweidimensional, wobei  $\mu$  sowohl in kompressibler wie inkompressibler Strömung den Wert Eins hat. Für  $\mu$  ungleich Eins spricht man von quasizweidimensionaler Umströmung der Schaufelschnitte.

Eine Abweichung des  $\mu$ -Wertes von  $\mu = 1$  hat erhebliche Änderungen aller aerodynamischen Beiwerte des jeweiligen Schaufelschnittes zur Folge. Für grund-

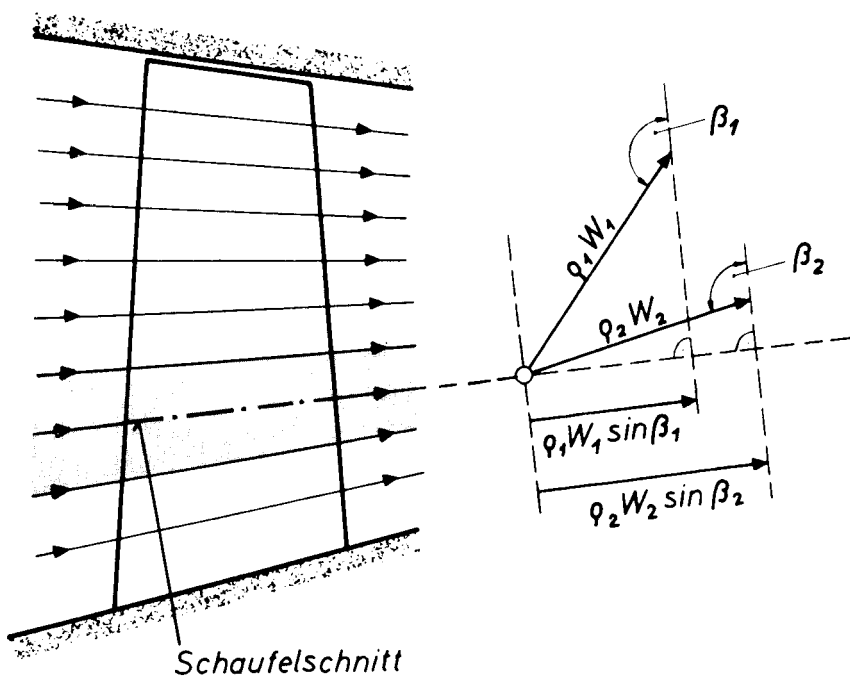


Bild 1: Meridianstromlinienbild eines Axialkompressors

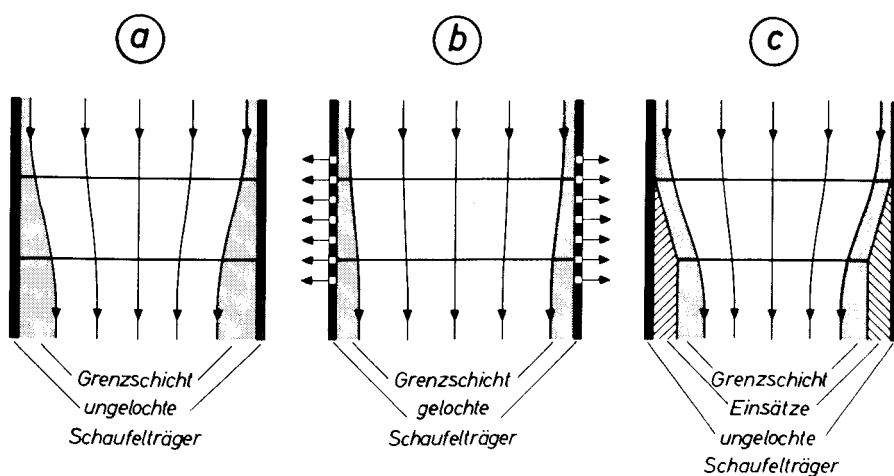


Bild 2: Verschiedene Möglichkeiten der Meßstreckenausbildung.

- (a) : Meßstrecke ohne Grenzschichtbeeinflussung,
- (b) : Meßstrecke mit Grenzschichtbeeinflussung durch Absaugung,
- (c) : Meßstrecke mit geometrischer Kontraktion, keine Grenzschichtbeeinflussung.

legende Untersuchungen zu diesem Problem empfiehlt sich hier, wie schon früher bei den Untersuchungen einer rein zweidimensionalen Umströmung der Schaufelschnitte, die Beschränkung auf den Fall des ebenen Gitters in inkompressibler Strömung.

Eine der ersten theoretischen Arbeiten zum vorliegenden Problem wurde von *Pollard* und *Horlock* [1] veröffentlicht. In dieser Arbeit, die eine Erweiterung des *Schlichting*-Verfahrens [2] darstellt, wird bei angenommener Stromflächenparallelität das von  $\mu = 1$  abweichende Axialgeschwindigkeitsverhältnis durch eine flächenhafte Quell- oder Senkenverteilung berücksichtigt. Spätere Arbeiten stammen von *Shaan* und *Horlock* [3] und von *Mani* und *Acosta* [4].

Experimentelle Arbeiten wurden u. a. von *Pollard* und *Gostelow* [5], *Ikui*, *Inoue* und *Kuromaru* [6] und von *Masek* und *Norbury* [7] durchgeführt. Verschiedene Möglichkeiten einer Meßstreckenausbildung für die Untersuchung ebener Schaufelgitter in quasizweidimensionaler Strömung zeigt Bild 2.

Über einen Vergleich zwischen Theorie (*Pollard-Horlock*-Verfahren) und Experiment (Verdichtergitter; NACA 65—(10)06;  $t/l = 1,0$  und  $0,8$ ;  $\lambda = 40^\circ$ ) berichteten *Schlichting* und *Stark* in [8], [9]. Bild 3, das der Arbeit [8] entnommen wurde, zeigt den Einfluß des Axialgeschwindigkeitsverhältnisses auf die Umlenkungen, die mit wachsenden  $\mu$ -Werten zunehmen (Bild 3a), und Polaren, die sich mit wachsenden  $\mu$ -Werten in Richtung größerer Zuströmwinkel verschieben (Bild 3b). Die Übereinstimmung zwischen Theorie und Experiment ist bei den Umlenkungen im Bereich anliegender Grenzschichtströmung zufriedenstellend. In einer weiteren Arbeit von *Stark* und *Starke* [10] wird das physikalisch gut fundierte, jedoch sehr aufwendige Verfahren von *Mani* und *Acosta* mit dem einfachen Verfahren von *Pollard* und *Horlock* verglichen. Zahlreiche Beispielrechnungen zeigen nur geringfügige Unterschiede in den Ergebnissen beider Verfahren.

In der vorliegenden Arbeit wird über die Ergebnisse umfangreicher theoretischer Untersuchungen zum Einfluß des Axialgeschwindigkeitsverhältnisses auf die Umlenkungseigenschaften von Verdichtergittern ( $0,5 \leq t/l \leq 2,0$ ;  $-20^\circ \leq \lambda \leq 60^\circ$ ) aus Profilen

NACA 65 — 806

NACA 65 — (10)06

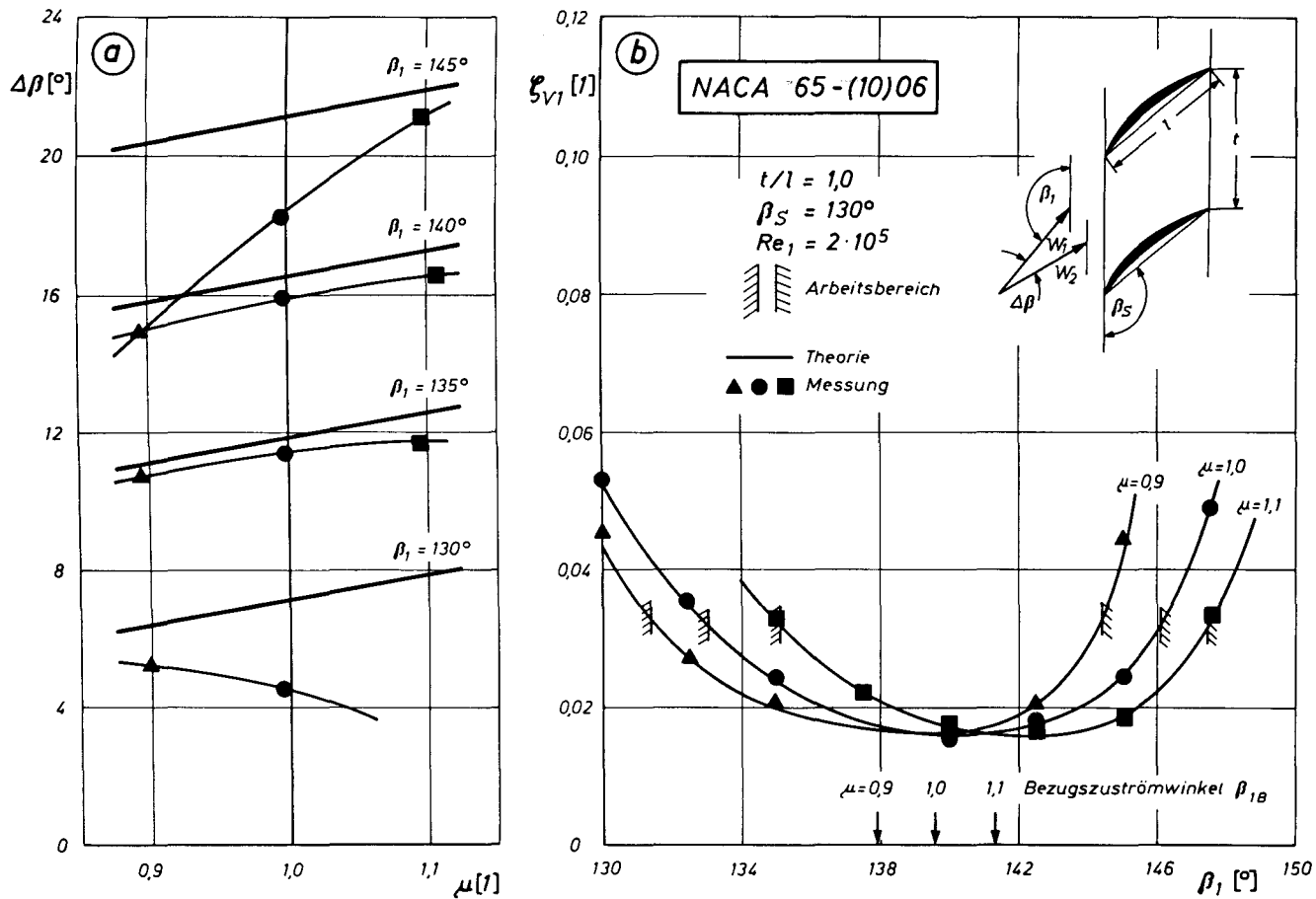
NACA 65 — (12)06

NACA 65 — (15)06

berichtet. Die Ergebnisse werden in Form des von der maximalen Profildicke nahezu unabhängigen Umlenkungsanstieges  $[d(\Delta\beta)/d\mu]_{\mu=1}$  mitgeteilt (vgl. [10]). Sie können gemäß

$$\Delta\beta_{\mu \neq 1} = \Delta\beta_{\mu=1} + \left[ \frac{d(\Delta\beta)}{d\mu} \right]_{\mu=1} \cdot (\mu - 1) \quad (3)$$

zur Berechnung der Umlenkung bei  $\mu \neq 1$  benutzt werden, sofern die Umlenkung bei  $\mu = 1$  bereits bekannt ist. Letzteres trifft für die NACA 65er Verdichtergitter



**Bild 3:** Umlenkungen  $\Delta\beta$  und Verlustbeiwerte  $\zeta_{V1}$  für ein Verdichtergitter aus Profilen NACA 65-(10)06 bei verschiedenen Axialgeschwindigkeitsverhältnissen  $\mu$ . (a) :  $\Delta\beta = f(\mu, \beta_1)$ , (b) :  $\zeta_{V1} = f(\beta_1, \mu)$

zu. Umfangreiche Angaben über die bei  $\mu = 1$  gemessenen Umlenkungen sind in [11] enthalten.

In einer ersten Anwendung der vorgelegten Rechenergebnisse werden die von *Hebbel* [12] und *Barsun* [13] an Verdichtergittern aus den oben genannten 6 % dicken Profilen bei  $\mu \neq 1$  gemessenen Umlenkungen auf  $\mu = 1$  umgerechnet und mit entsprechenden Messungen (aus [11]) an 10 % dicken Profilen verglichen.

## 2. Bezeichnungen

### 2.1 Geometrische Größen (vgl. Bild 4a)

$b$	Gitterbreite
$d$	Profildicke
$h$	Kanalhöhe
$l$	Schaufeltiefe
$t$	Schaufelteilung
$t/l$	Teilungsverhältnis
$x, y$	profilfestes Koordinatensystem
$\bar{x}, \bar{y}$	gitterfestes Koordinatensystem
$\alpha$	Strömungsrichtung, gemessen gegenüber der Profilsonne
$\beta$	Strömungsrichtung, gemessen gegenüber der Gitterfront
$\beta_S$	Schaufelwinkel
$\beta_{IB}$	Bezugszuströmwinkel, Mitte des Arbeitsbereichs
$\beta_{IE}$	Entwurfszuströmwinkel, Zuströmwinkel, bei dem die Druckverteilung weder auf Saug- noch Druckseite extreme Übergeschwindigkeiten andeutet
$\Delta\beta = \beta_1 - \beta_2$	Strömungsumlenkung
$\Theta$	Wölbungswinkel
$\lambda = \beta_S - \pi/2$	Staffelungswinkel
$\varphi$	Winkelkoordinate

### 2.2 Aerodynamische Größen (vgl. Bild 4a und b)

$A_n, B_n$	Koeffizienten in Gl. (4) und (5)
$c_a$	Konstante in Gl. (7)
$c_A = F_A / \frac{\rho}{2} W^2 l$	Auftriebsbeiwert
$c_{A0}$	Auftriebsbeiwert der Skelettlinie als Einzelprofil bei $\alpha = 0^\circ$ , indirektes Maß für die Wölbung
$F_A$	Auftrieb pro Längeneinheit der Schaufel
$Ma = W/a$	Machzahl mit $a$ als Schallgeschwindigkeit
$p$	statischer Druck
$\Delta p/q_1 = (p_2 - p_1)/q_1$	dimensionslose statische Druckumsetzung
$p_0$	Gesamtdruck
$q = \rho W^2/2$	Staudruck
$q(x)$	linienhafte Quell-Senkenverteilung längs der Profilsonne nach Gl. (5)

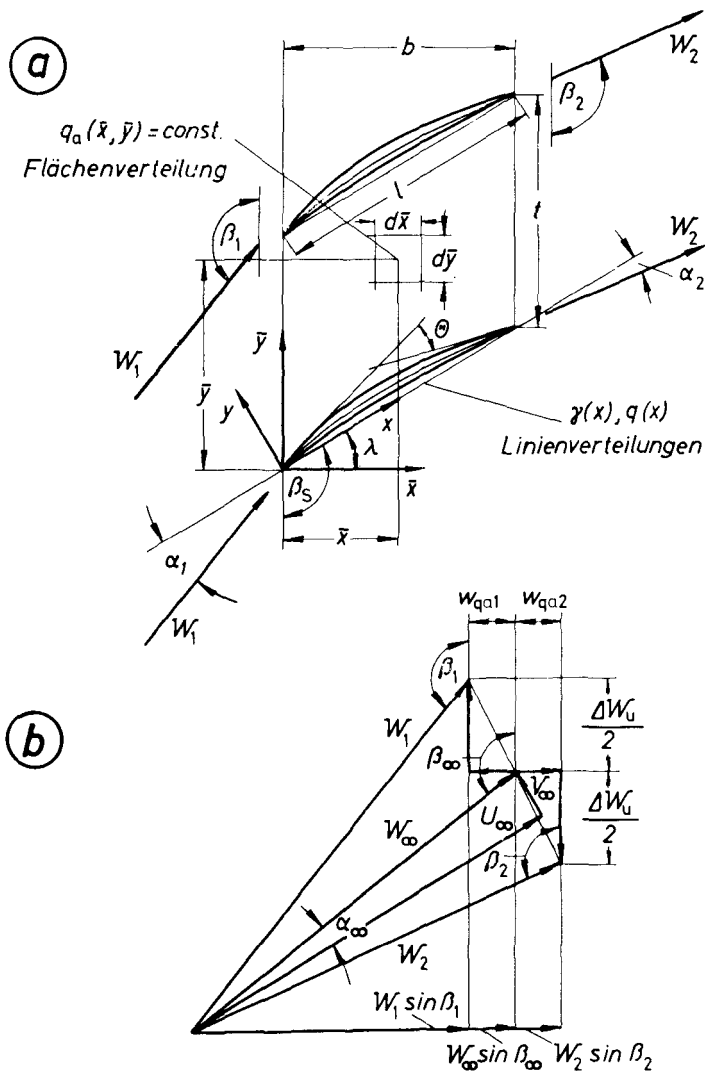


Bild 4: Schaufelgitter und Geschwindigkeitsdreieck.

(a): Schaufelgitter mit Bezeichnungen,

(b): Geschwindigkeitsdreieck.



$q_a$	flächenhafte Quell- oder Senkenverteilung zwischen den Gitterfronten nach Gl. (7)
$Re = Wl/v$	Reynoldszahl
$Tu = 100 \sqrt{w'^2}/W$	Turbulenzgrad in %
$u, v$	x- und y-Komponenten von $w$
$U, V$	x- und y-Komponenten von $W$
$w$	induzierte Geschwindigkeit
$W$	resultierende Geschwindigkeit
$\gamma(x)$	Zirkulationsverteilung nach Gl. (4)
$\zeta_v = (p_{o1} - p_{o2})/q$	Verlustbeiwert
$\mu$	Verhältnis der axialen Stromdichten nach Gl. (1) und (2)
$\nu$	kinematische Zähigkeit des Strömungsmediums
$\rho$	Dichte des Strömungsmediums

### Indizes

$q_a$	Index für Größen, die mit der Quellverteilung in Zusammenhang stehen
1,2	Indizes für Größen weit vor bzw. hinter dem Gitter
$\infty$	Index für Größen, die mit dem vektoriellen Mittelwert $W_\infty$ aus $W_1$ und $W_2$ in Zusammenhang stehen

## 3. Kurzbeschreibung der benutzten Rechenverfahren

Der in [10] durchgeführte Vergleich zwischen dem *Pollard-Horlock*- und dem *Mani-Acosta*-Verfahren ergab bei erheblich größerem Rechenaufwand des letzteren Verfahrens nur geringfügige Unterschiede in den Ergebnissen beider Verfahren. Für die Durchführung der vorliegend beschriebenen Untersuchungen wurde daher das *Pollard-Horlock*-Verfahren ausgewählt. Dieses Verfahren besitzt unter den Theorien [1], [3] und [4] die größte Einfachheit und besteht im wesentlichen aus dem *Schlichting*-Verfahren und einer einfachen Erweiterung zur Berücksichtigung eines von  $\mu = 1$  abweichenden Axialgeschwindigkeitsverhältnisses.

### 3.1 Rechenverfahren nach H. Schlichting ( $\mu = 1$ )

Das Verhalten von Schaufelgittern aus nicht zu stark gewölbten und nicht zu dicken Profilen (Verdichtergitter) läßt sich bei reibungsloser und zweidimensionaler Strömung bequem nach dem *Schlichting*-Verfahren [2] berechnen. Bei diesem Verfahren wird das Schaufelprofil durch eine passende Quell-Senken- und Wirbelverteilung im Innern der Schaufel ersetzt und dem zugehörigen Strömungs-

feld eine Translationsströmung überlagert. Die Stärke der erwähnten Singularitäten wird mit Hilfe der kinematischen Strömungsbedingungen ermittelt. Entsprechend dem Aufbau des Profils aus einer Skelettlinie und einem Profiltropfen gibt es zwei kinematische Strömungsbedingungen, nämlich eine für die Skelettlinie und eine für die Dickenverteilung.

Beim *Schlichting*-Verfahren werden für die Quell-Senken- und Wirbelverteilung ähnlich wie beim Einzelprofil [14] trigonometrische Reihen der Form

$$\gamma(x) = 2U_{\infty} \left( A_0 \operatorname{ctg} \frac{\varphi}{2} + A_1 \sin \varphi + A_2 \sin 2\varphi + \dots \right), \quad (4)$$

$$q(x) = 2U_{\infty} \left( B_0 \left[ \operatorname{ctg} \frac{\varphi}{2} - 2 \sin \varphi \right] + B_2 \sin 2\varphi + \dots \right), \quad (5)$$

mit  $A_n$  und  $B_n$  als freien Koeffizienten benutzt. Die trigonometrische Veränderliche  $\varphi$  ist dabei über

$$\frac{x}{l} = \frac{1}{2} (1 - \cos \varphi) \quad (6)$$

mit der  $x$ -Koordinate verbunden, so daß  $\varphi = 0$  die Vorder- und  $\varphi = \pi$  die Hinterkante bedeutet (vgl. Bild 4a). Unter den bezüglich Wölbung und Dicke gemachten Voraussetzungen ist es zulässig, die erwähnten Singularitäten auf der  $x$ -Achse statt auf der Skelettlinie anzuordnen. Aus denselben Gründen ist es ferner zulässig, die kinematischen Strömungsbedingungen auf der  $x$ -Achse statt auf der Skelettlinie zu erfüllen.

Erfüllt man die kinematischen Strömungsbedingungen jeweils in einer Anzahl von Aufpunkten, die der Anzahl der in den Gleichungen (4) und (5) berücksichtigten Reihenglieder entspricht, so entsteht im Falle des *Schlichting*-Verfahrens ein lineares Gleichungssystem, aus dem sich die freien Koeffizienten der Gl. (4) und (5) leicht berechnen lassen. Sind die Koeffizienten bekannt, so folgen alle Gitterbeiwerte aus einfachen Formeln.

### 3.2 Rechenverfahren nach D. Pollard und J. H. Horlock ( $\mu \neq 1$ )

Zur Berechnung von Schaufelgitterströmungen mit von  $\mu = 1$  abweichenden Axialgeschwindigkeitsverhältnissen bedarf das *Schlichting*-Verfahren einer Erweiterung. Diese Erweiterung kann nach *Pollard* und *Horlock* [1] darin bestehen, daß die induzierten Geschwindigkeiten einer flächenhaften, überall gleich starken Quell- bzw. Senkenverteilung zwischen Gitterein- und Gitteraustrittsfront

$$q_a = 2 \frac{U_{\infty}}{b} c_a \quad (7)$$

zusätzlich in die Rechnung eingeführt werden (vgl. Bild 4a). In Gl. (7) ist  $c_a$  eine dimensionslose Konstante, die die Intensität der Quell- bzw. Senkenverteilung bestimmt.

Die flächenhafte Quell- bzw. Senkenverteilung induziert vor und hinter dem Gitter die Zusatzgeschwindigkeiten (vgl. Bild 4b)

$$w_{qa1} = -\frac{1}{2} q_a b = -c_a U_\infty \quad (8)$$

bzw.

$$w_{qa2} = +\frac{1}{2} q_a b = +c_a U_\infty \quad (9)$$

so daß sich ein Axialgeschwindigkeitsverhältnis von

$$\mu = \frac{W_\infty \sin\beta_\infty + w_{qa2}}{W_\infty \sin\beta_\infty + w_{qa1}} \quad (10)$$

einstellt. Innerhalb der Gitterfront ergibt sich eine Zusatzgeschwindigkeit von

$$w_{qa}(\bar{x}) = \frac{1}{2} q_a \bar{x} - \frac{1}{2} q_a (b - \bar{x}) = \frac{1}{2} q_a b \left( 2 \frac{\bar{x}}{b} - 1 \right) \quad (11)$$

mit

$$u_{qa}(x) = +\frac{1}{2} q_a b \left( 2 \frac{x}{l} - 1 \right) \cos \lambda \quad (12)$$

und

$$v_{qa}(x) = -\frac{1}{2} q_a b \left( 2 \frac{x}{l} - 1 \right) \sin \lambda \quad (13)$$

als Komponenten in x- bzw. y-Richtung. Berücksichtigt man die zusätzlichen Geschwindigkeiten nach Gl. (12) und (13) bei der Aufstellung und Auswertung der kinematischen Strömungsbedingungen, so ergibt sich nach Wahl einer bestimmten Anzahl von Aufpunkten wiederum ein lineares Gleichungssystem für die unbekannten Koeffizienten  $A_n$  und  $B_n$  in Gl. (4) und (5), die aber jetzt zusätzlich vom Verhältnis der Axialgeschwindigkeiten  $\mu$  abhängig sind. Sind diese Koeffizienten bekannt, so erhält man die Gitterbeiwerte, ähnlich wie beim *Schlichting*-Verfahren, aus einigen einfachen Formeln.

## 4. Ergebnisse und Diskussion

### 4.1 Profil- und Gittergeometrie der untersuchten Verdichtergitter

Die streng zweidimensionalen ( $\mu = 1$ ) amerikanischen Gittermessungen an Verdichtergittern aus Profilen der NACA-Serie-65 stellen den größten Komplex zusammenhängender Gittermessungen dar, vgl. [11]. Sie überdecken einen großen Bereich technisch interessanter Wölbungen, Teilungsverhältnisse und Staffellungswinkel und werden deswegen in der Praxis extensiv benutzt. Ihre Erweiterung in Richtung auf eine Einbeziehung quasizweidimensionaler Effekte ( $\mu \neq 1$ ) erscheint daher sinnvoll und wünschenswert. Hinsichtlich der Umlenkungseigenschaften wird diese Erweiterung in der vorliegenden Arbeit durch theoretische Berechnung des Umlenkungsanstiegs  $d(\Delta\beta)/d\mu$  bei  $\mu = 1$  vorgenommen. Die hierbei untersuchten Gitteranordnungen sind in Tabelle 1 zusammengestellt.

Die ausgewählten Profile (Bild 5) haben alle dieselbe Dickenverteilung (NACA 65—006 mit  $d/l = 0,06$  im Gegensatz zu NACA 65—010 mit  $d/l = 0,1$  in [11]), jedoch unterschiedliche Skelettlinien ( $A_{10}$ -Skelettlinien in Übereinstim-

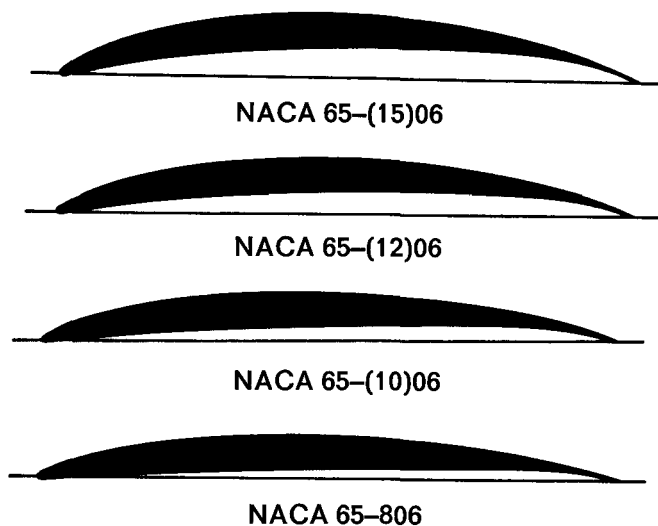


Bild 5 Die untersuchten Verdichterprofile

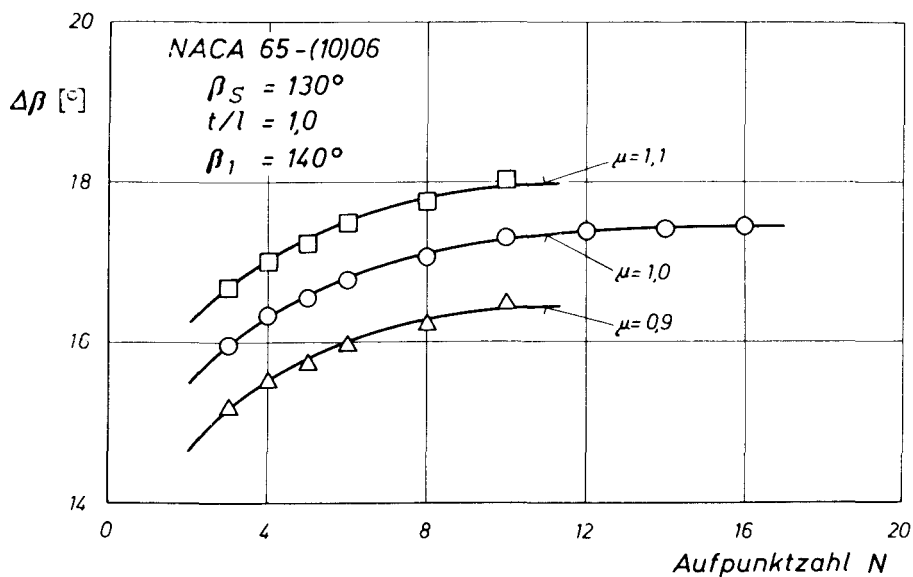


Bild 6 : Berechnete Umlenkung  $\Delta\beta$  für ein Verdichtergitter aus Profilen NACA 65-(10)06 in Abhängigkeit von der Aufpunktzahl.

Tabelle 1  
Geometrische und aerodynamische Parameter  
der theoretisch untersuchten Gitteranordnungen

Profilbezeichnung	NACA										
	65—806		65—(10)06			65—(12)06			65—(15)06		
$c_{Ao}$	0,8		1,0			1,2			1,5		
$t/l$	0,5		0,8	1,0	1,2	1,5	2,0				
$\lambda$ [°]	—20	—10	0	10	20	30	40	50	60		
$\alpha_1$ [°]				5	10	15					
$\mu$				0,9	1,0	1,1					

mung mit [11]). Die Skelettlinien sind auf Grund unterschiedlicher Wölbungswinkel  $\Theta$  durch unterschiedliche Auftriebsbeiwerte  $c_{Ao}$  bei Einzelanordnung und  $\alpha = 0^\circ$  gekennzeichnet. Bei der Durchführung der Rechnungen wurden die in [15] tabellarisch angegebenen Koordinaten für Dicken- und Wölbungsverteilungen durch Näherungsfunktionen aus [16] ersetzt. Die gegenüber [11] um 4% geringere Profildicke bei den vorliegenden Untersuchungen hat auf die Größe des Umlenkungsanstieges  $d(\Delta\beta)/d\mu$  einen vernachlässigbar kleinen Einfluß (vgl. [10]).

#### 4.2 Einfluß der Aufpunktzahl auf die berechneten Umlenkungen

Im Gegensatz zu den Ergebnissen theoretischer Untersuchungen an Verdichtergittern aus Kreis- und Parabelprofilen zeigen einige Ergebnisse (z. B. die Umlenkungen) der vorliegend untersuchten Gitter eine ausgeprägte Abhängigkeit von der Aufpunktzahl  $N$  (vgl. Bild 6). Diese bisher nur im Zusammenhang mit den hier verwendeten NACA  $A_{10}$ -Skelettlinien beobachtete Schwierigkeit läßt sich umgehen, wenn man sich, wie hier geschehen, auf die Bestimmung des Umlenkungsanstieges  $d(\Delta\beta)/d\mu$  bei  $\mu = 1$  beschränkt. Dieser Differentialquotient, der mit sehr guter Näherung als Differenzenquotient aus den Umlenkungen bei  $\mu = 0,9$  und  $1,1$  berechnet werden kann, ist auf Grund der parallel verlaufenden Kurven in Bild 6 unabhängig von der Aufpunktzahl. Die Beschränkung auf die Ermittlung des Umlenkungsanstieges ist möglich, da die Umlenkungen bei  $\mu = 1$  (erstes Glied in Gl. (3)) aus Messungen bekannt sind (vgl. die Carpet Plots in [11] oder die *Mellor*-Diagramme in [17]).

#### 4.3 Berechnete Umlenkungsanstiege für Verdichtergitter in quasizweidimensionaler Strömung

Nach den in Abschnitt 3 beschriebenen Verfahren wurden die Umlenkungen für die in Tabelle 1 zusammengestellten Verdichtergitter mit vier Aufpunkten berechnet. Da sich hierbei ein nahezu linearer Zusammenhang zwischen  $\Delta\beta$  und  $\mu$  ergab, konnte die anschließende Berechnung der Umlenkungsanstiege  $[d(\Delta\beta)/d\mu]_{\mu=1}$

mit sehr guter Näherung aus den für  $\mu = 0,9$  und  $\mu = 1,1$  berechneten Umlenkungen vorgenommen werden. Für die Anstellwinkel  $\alpha_1 = 5$  und  $15^\circ$  zeigt Bild 7 die Umlenkungsanstiege für alle mit dem Profil NACA 65—(10)06 gebildeten Gitter. Um eine schnelle und einfache Handhabung der Ergebnisse zu gewährleisten, wurden zwei verschiedene Darstellungen (Bild 7a und 7b) für ein und dieselben Ergebnisse gewählt. Bild 8 zeigt für einige ausgewählte Gitter mit gleichem Profil die Umlenkungsanstiege in Abhängigkeit vom Anstellwinkel  $\alpha_1$ . Auch hierbei ergab sich ein linearer Zusammenhang, so daß alle in Bild 7 enthaltenen Ergebnisse bezüglich des Anstellwinkels linear inter- und extrapoliert werden dürfen.

Eine Untersuchung der für alle Verdichtergitter der Tabelle 1 berechneten Umlenkungsanstiege ergab, abgesehen von dem kleinsten ( $t/l = 0,5$ ) und dem größten Teilungsverhältnis ( $t/l = 2,0$ ), eine nur schwache Abhängigkeit des Umlenkungsanstieges von der Profilwölbung. Bild 9 zeigt für die Staffelungswinkel  $\lambda = 20^\circ$ ,  $40^\circ$  und  $60^\circ$  die für alle Teilungsverhältnisse berechneten Umlenkungsanstiege in Abhängigkeit von dem die Profilwölbung kennzeichnenden Auftriebsbeiwert  $c_{A0}$ .

Als Ergebnis der vorliegenden Untersuchungen ist somit festzustellen, daß der Umlenkungsanstieg  $d(\Delta\beta)/d\mu$  im wesentlichen vom Teilungsverhältnis, vom Staffelungswinkel und vom Anstellwinkel abhängig ist, aber daß er nahezu unabhängig ist von der Profilwölbung. Letzteres gilt auch für die Profildicke (vgl. [10]). Die vorliegend mitgeteilten Ergebnisse wurden potentialtheoretisch ermittelt und enthalten somit den Einfluß der Reibung nicht. Auf Grund der Untersuchungen in [8] und [9] (vgl. Bild 3) wird jedoch angenommen, daß sie mit guter Näherung auf alle Gitter mit nicht abgelöster Strömung angewendet werden können.

#### 4.4 Anwendung und Vergleich mit Messungen

In einer ersten Anwendung der vorgelegten Rechenergebnisse wurden die von *Hebbel* [12] und *Barsun* [13] an Verdichtergittern aus Profilen der NACA-Serie-65 (Tabelle 2) bei  $\mu \neq 1$  und  $Ma_1 = 0,3$  gemessenen Umlenkungen auf  $\mu = 1$  umgerechnet.

Die in [12] und [13] beschriebenen Untersuchungen wurden im Hochgeschwindigkeits-Gitterwindkanal der Deutschen Forschungs- und Versuchsanstalt für Luft- und Raumfahrt (DFVLR) durchgeführt.

Der Kanal (vgl. [18]) besitzt eine Grenzschichtabsaugung an den horizontalen Böden der Meßstrecke, jedoch keine solche an den vertikalen Seitenwänden. Die Messungen [12] und [13] wurden somit in quasizweidimensionaler ( $\mu \neq 1$ ) Strömung durchgeführt. Das Schaufelhöhenverhältnis betrug  $h/l = 3,75$ .

Die in [12] und [13] mitgeteilten Umlenkungen (offene Symbole) und Verlustbeiwerte (halboffene Symbole) für die in Tabelle 2 zusammengestellten Gitter-

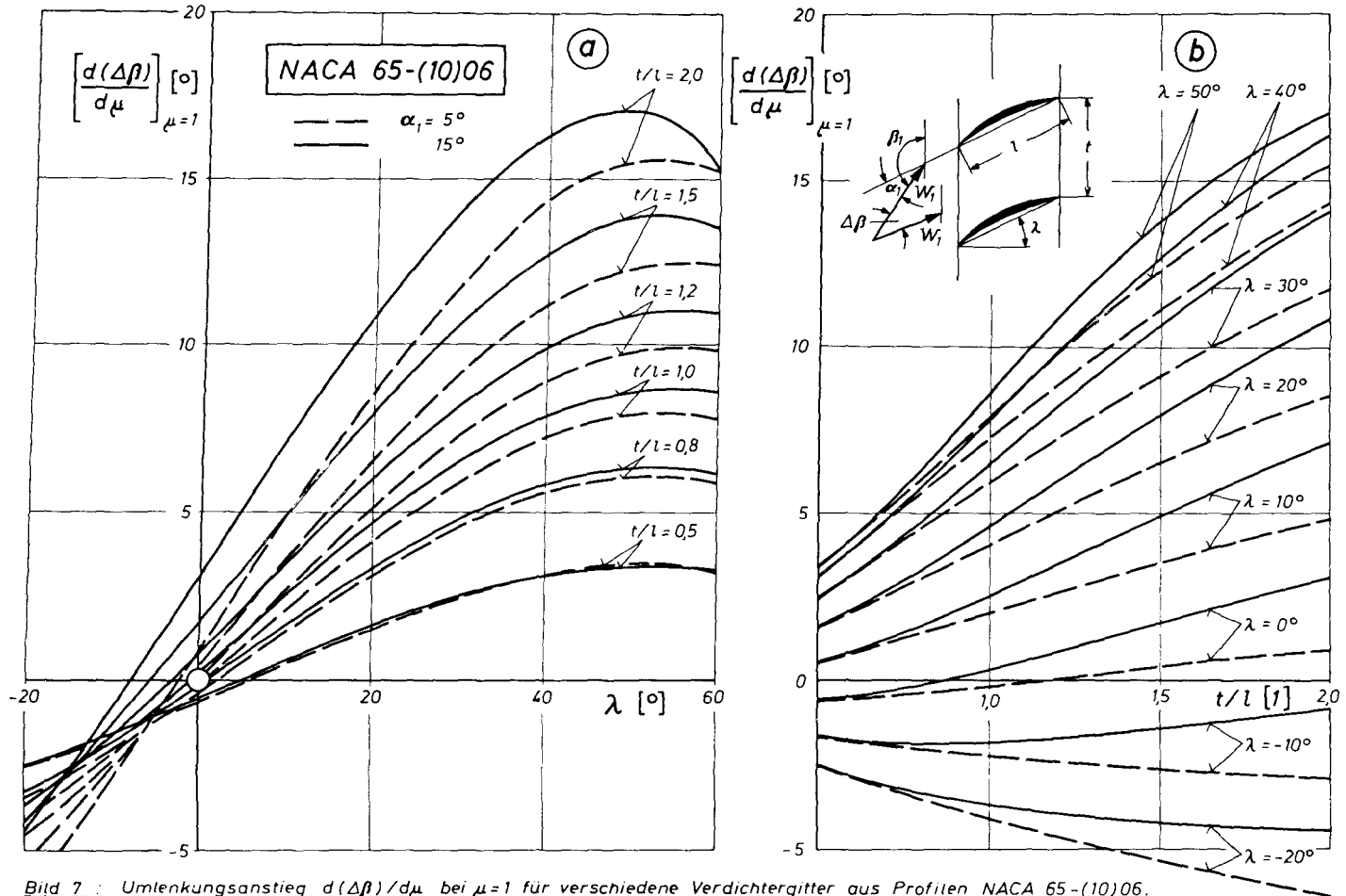


Bild 7 : Umlenkungsanstieg  $d(\Delta\beta)/d\mu$  bei  $\mu=1$  für verschiedene Verdichtergitter aus Profilen NACA 65-(10)06.

⊙ :  $[d(\Delta\beta)/d\mu]_{\mu=1} = f(\lambda, t/l, \alpha_1)$  , ⊗ :  $[d(\Delta\beta)/d\mu]_{\mu=1} = f(t/l, \lambda, \alpha_1)$

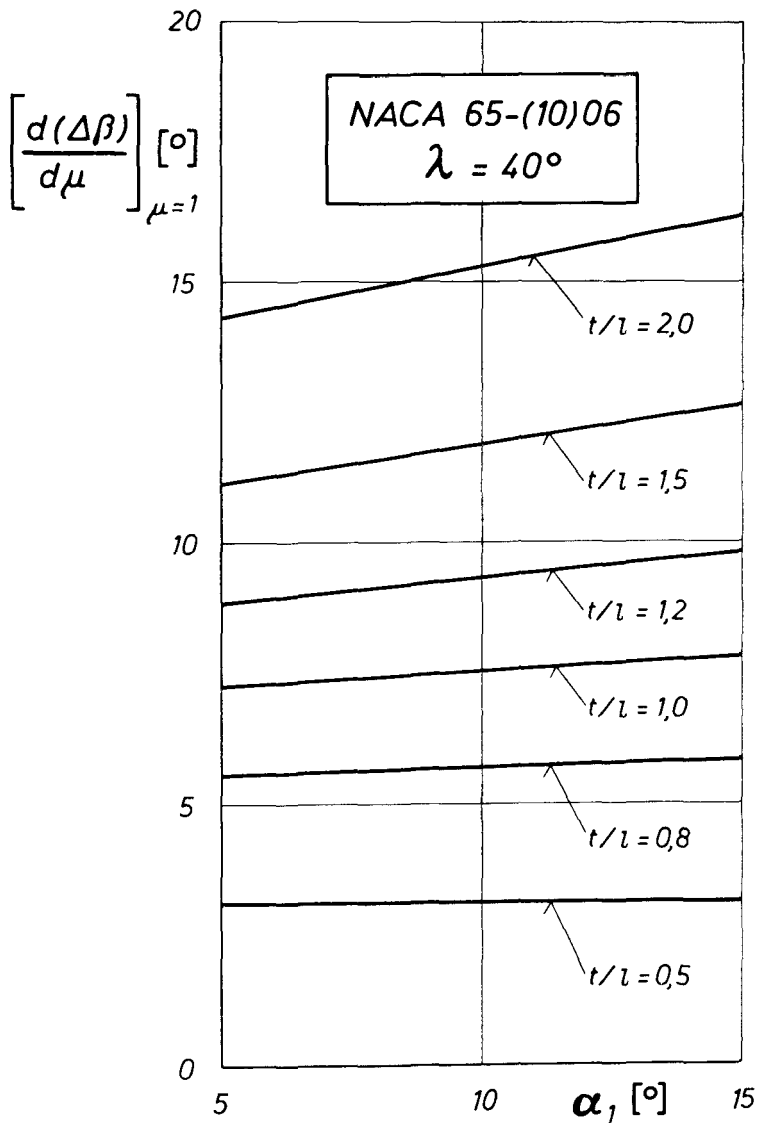


Bild 8 : Umlenkungsanstieg  $d(\Delta\beta)/d\mu$  bei  $\mu=1$  für verschiedene Verdichtergitter aus Profilen NACA 65-(10)06,  $[d(\Delta\beta)/d\mu]_{\mu=1} = f(\alpha, t/l, \lambda = 40^\circ)$



Tabelle 2  
Geometrische und aerodynamische Parameter  
der in [12] und [13] experimentell untersuchten Gitteranordnungen

Profilbezeichnung	65—806 aus [13]	NACA 65—(12)06 aus [12]	65—(15)06 aus [12]
$c_{Ao}$	0,8	1,2	1,5
$t/l$	0,8	1,0	1,25 (ohne NACA 65—806)
$\lambda$ bzw. $\beta_S [^\circ]$	30 (120)	40 (130)	
$Ma_1$		0,3 (bis 0,95)	
$Re_1$		$4 \cdot 10^5$	
$Tu [^\circ/\circ]$		0,3	
Turbulenzfaden	Saugseite; $x_F/l = 0,1$ ; $d_F = 0,04$ mm		

anordnungen wurden in Bild 10 bis 15 aufgetragen. Die Bilder enthalten ferner die gemäß

$$\Delta\beta_{\mu=1} = \Delta\beta_{\mu \neq 1} - \left[ \frac{d(\Delta\beta)}{d\mu} \right]_{\mu=1} \cdot (\mu - 1) \quad (14)$$

(Messung)                      (Rechnung)

auf  $\mu = 1$  umgerechneten Umlenkungen (volle Symbole) sowie einige Vergleichskurven aus [11] und [17]. Die zum Vergleich herangezogenen NACA-Messungen ( $\mu = 1$ ) wurden bei einer gegenüber [12] und [13] nur etwa halb so großen Reynoldszahl von  $Re_1 = 2,5 \cdot 10^5$  und einer gegenüber [12] und [13] um 4 % größeren Profildicke vorgenommen. Auf Grund dieser Unterschiede darf eine Übereinstimmung der umgerechneten Umlenkungen mit den amerikanischen Meßergebnissen nicht erwartet werden. Der jedoch nahezu überall vorhandene Parallelismus der zu vergleichenden Kurven ist eine ausgezeichnete Kontrolle für die Richtigkeit der vorgelegten Rechenergebnisse. Die Tatsache, daß alle umgerechneten Umlenkungen über den amerikanischen Meßergebnissen liegen, ist ganz allgemein damit zu erklären, daß eine Zunahme der Reynoldszahl und eine Abnahme der Profildicke immer zu einem Anstieg der Umlenkungen führen (vgl. [11], [19] und [20]). Die in der Größe unterschiedlichen Differenzen zwischen den umgerechneten Umlenkungen und den Vergleichskurven sind auf den Einfluß der Profilwölbung, des Teilungsverhältnisses und des Schaufelwinkels (Staffelungswinkel) zurückzuführen. Im einzelnen läßt sich feststellen:

- a) Die gleiche Dickendifferenz verursacht mit zunehmender Wölbung abnehmende Unterschiede in den Umlenkungen (siehe Bild 12 oder 13).

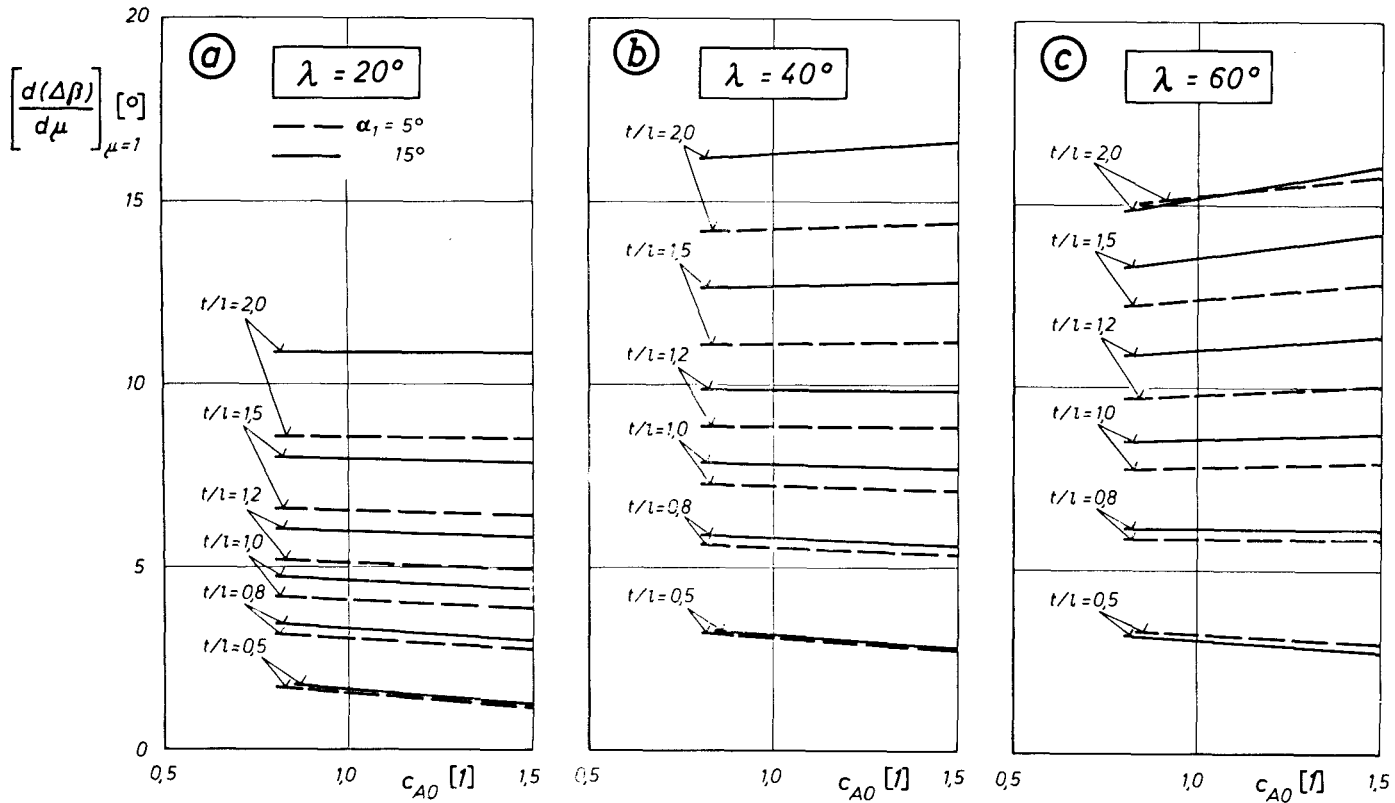
NACA 65-( $c_{A0}, A_{10}$ ) 06

Bild 9 : Umlenkungsanstieg  $d(\Delta p)/d\mu$  bei  $\mu=1$  für verschiedene Verdichtergitter aus Profilen NACA 65-( $c_{A0}, A_{10}$ ) 06.

⊙ :  $[d(\Delta p)/d\mu]_{\mu=1} = f(c_{A0}, t/l, \alpha_1, \lambda = 20^\circ)$ , ⊕ :  $[d(\Delta p)/d\mu]_{\mu=1} = f(c_{A0}, t/l, \alpha_1, \lambda = 40^\circ)$ , ⊙ :  $[d(\Delta p)/d\mu]_{\mu=1} = f(c_{A0}, t/l, \alpha_1, \lambda = 60^\circ)$ .

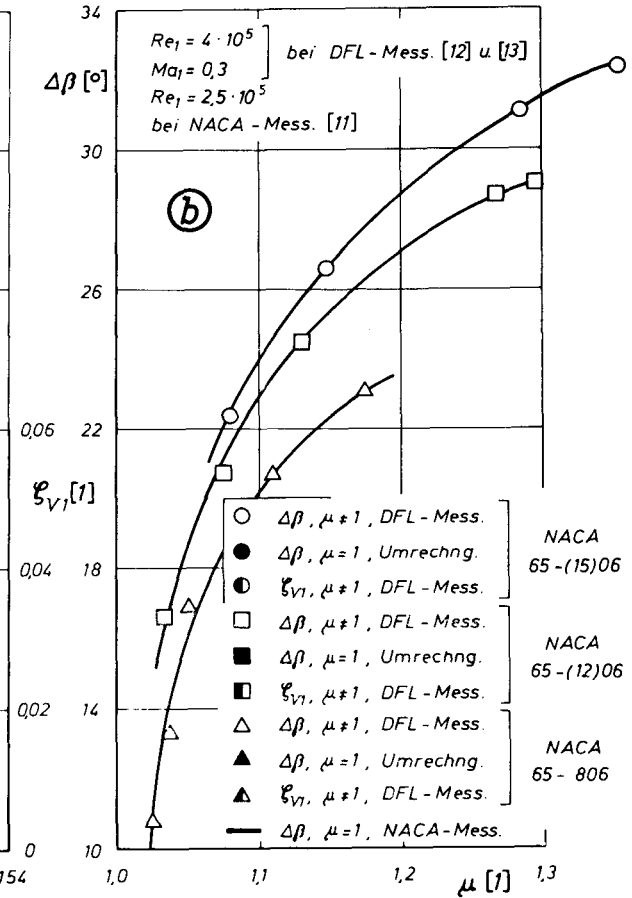
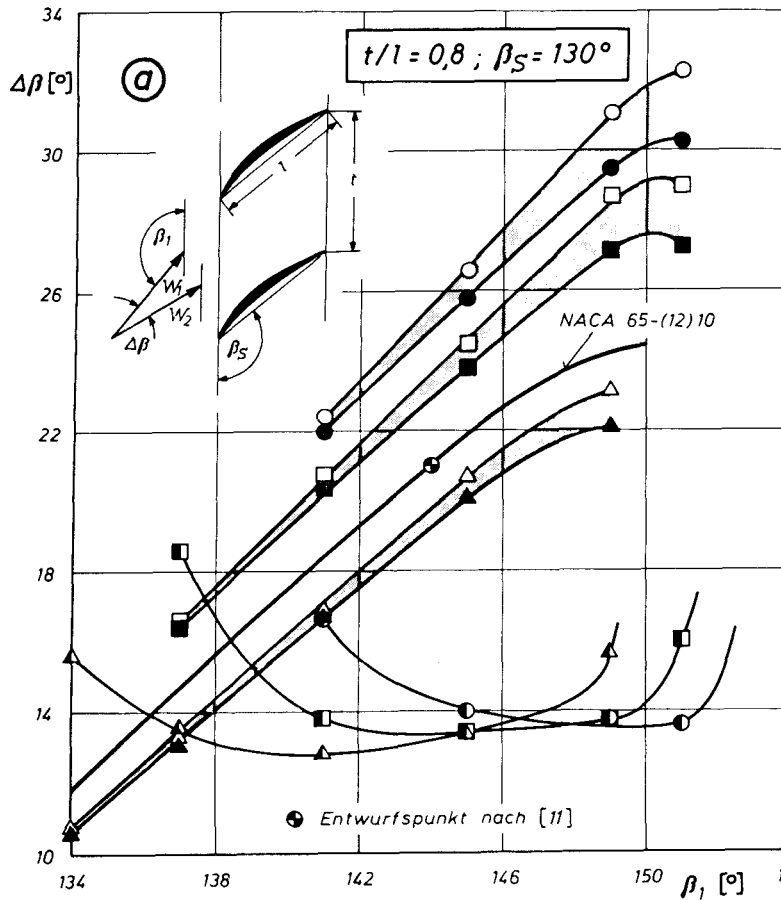


Bild 10.: Umlenkungen  $\Delta\beta$  und Verlustbeiwerte  $\xi_{V1}$  für verschiedene Verdichtergitter mit  $t/l = 0,8$  und  $\beta_S = 130^\circ$ .

⊙ :  $\Delta\beta$  und  $\xi_{V1} = f(\beta_1, \mu, \text{Profilform})$ , ⊖ :  $\Delta\beta = f(\mu, \beta_1, \text{Profilform})$

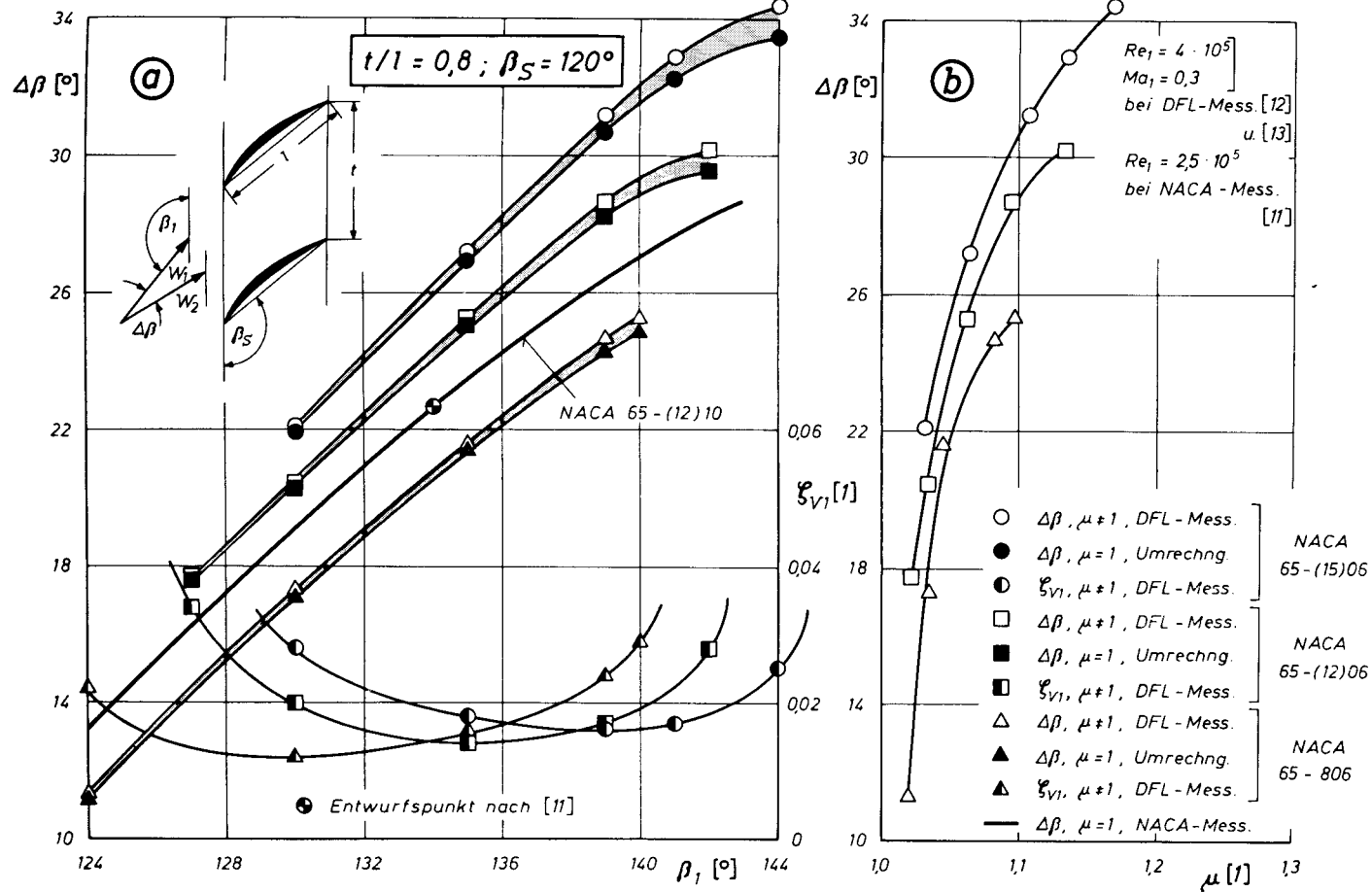


Bild 11 : Umlenkungen  $\Delta\beta$  und Verlustbeiwerte  $\xi_{v1}$  für verschiedene Verdichtergitter mit  $t/l = 0,8$  und  $\beta_s = 120^\circ$ .

Ⓐ :  $\Delta\beta$  und  $\xi_{v1} = f(\beta_1, \mu, \text{Profilform})$ , Ⓑ :  $\Delta\beta = f(\mu, \beta_1, \text{Profilform})$

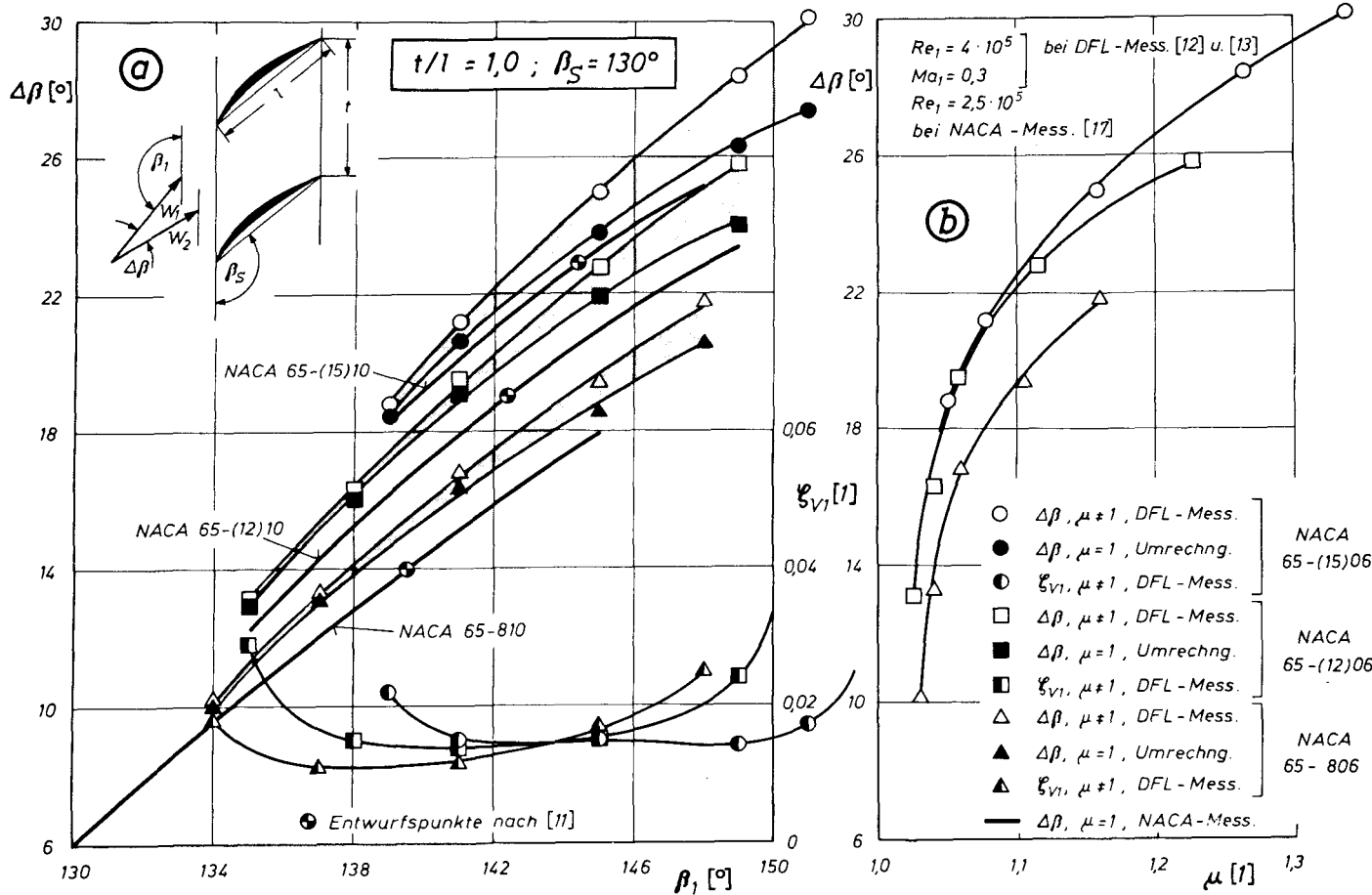


Bild 12: Umlenkungen  $\Delta\beta$  und Verlustbeiwerte  $\xi_{v1}$  für verschiedene Verdichtergitter mit  $t/l=1,0$  und  $\beta_s=130^\circ$ .

Ⓐ :  $\Delta\beta$  und  $\xi_{v1} = f(\beta_1, \mu, \text{Profilform})$ , Ⓑ :  $\Delta\beta = f(\mu, \beta_1, \text{Profilform})$

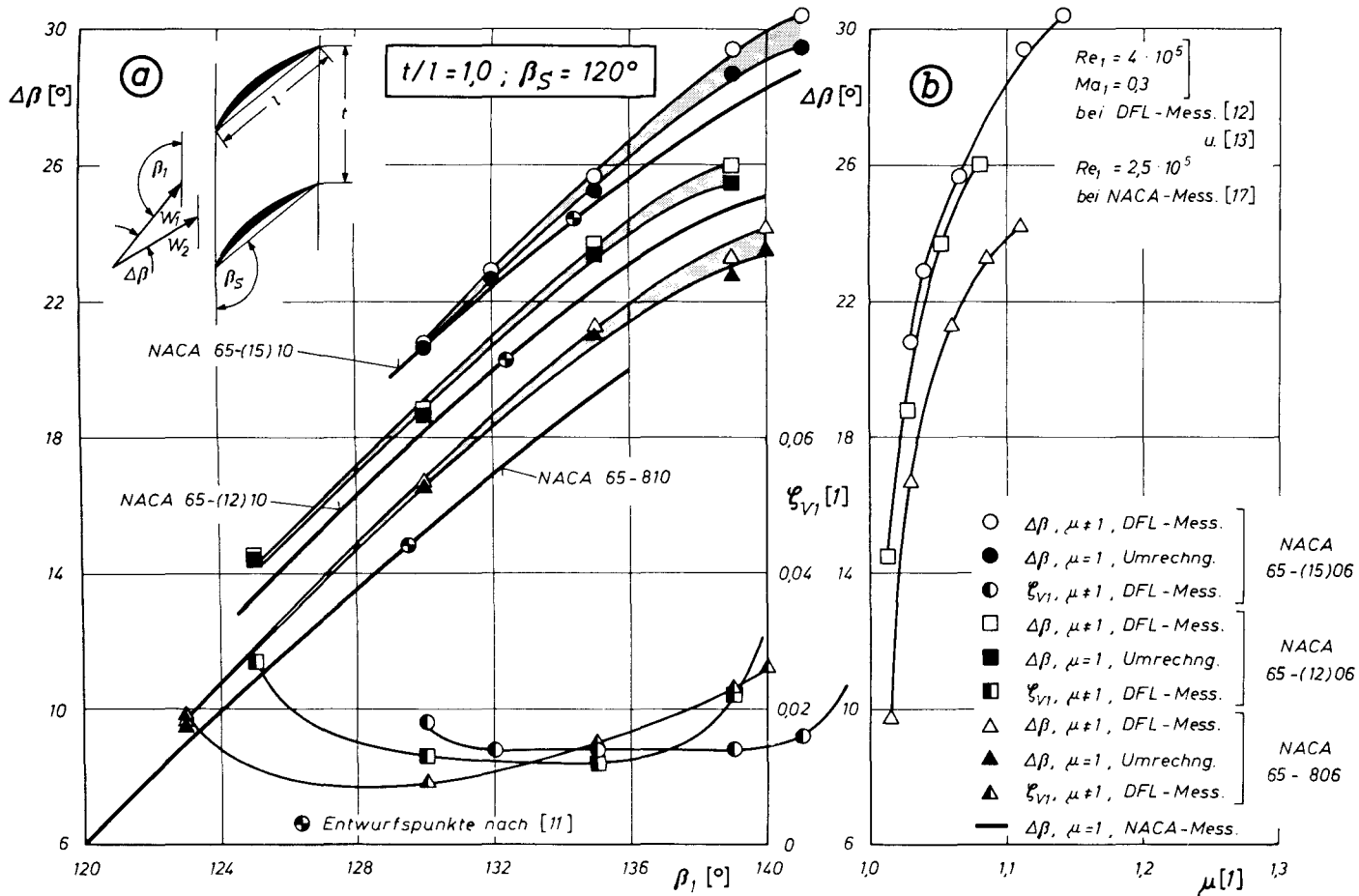


Bild 13 : Umlenkungen  $\Delta\beta$  und Verlustbeiwerte  $\xi_{V1}$  für verschiedene Verdichtergitter mit  $t/l=1,0$  und  $\beta_S=120^\circ$ .

Ⓐ :  $\Delta\beta$  und  $\xi_{V1} = f(\beta_1, \mu, \text{Profilform})$ , Ⓑ :  $\Delta\beta = f(\mu, \beta_1, \text{Profilform})$

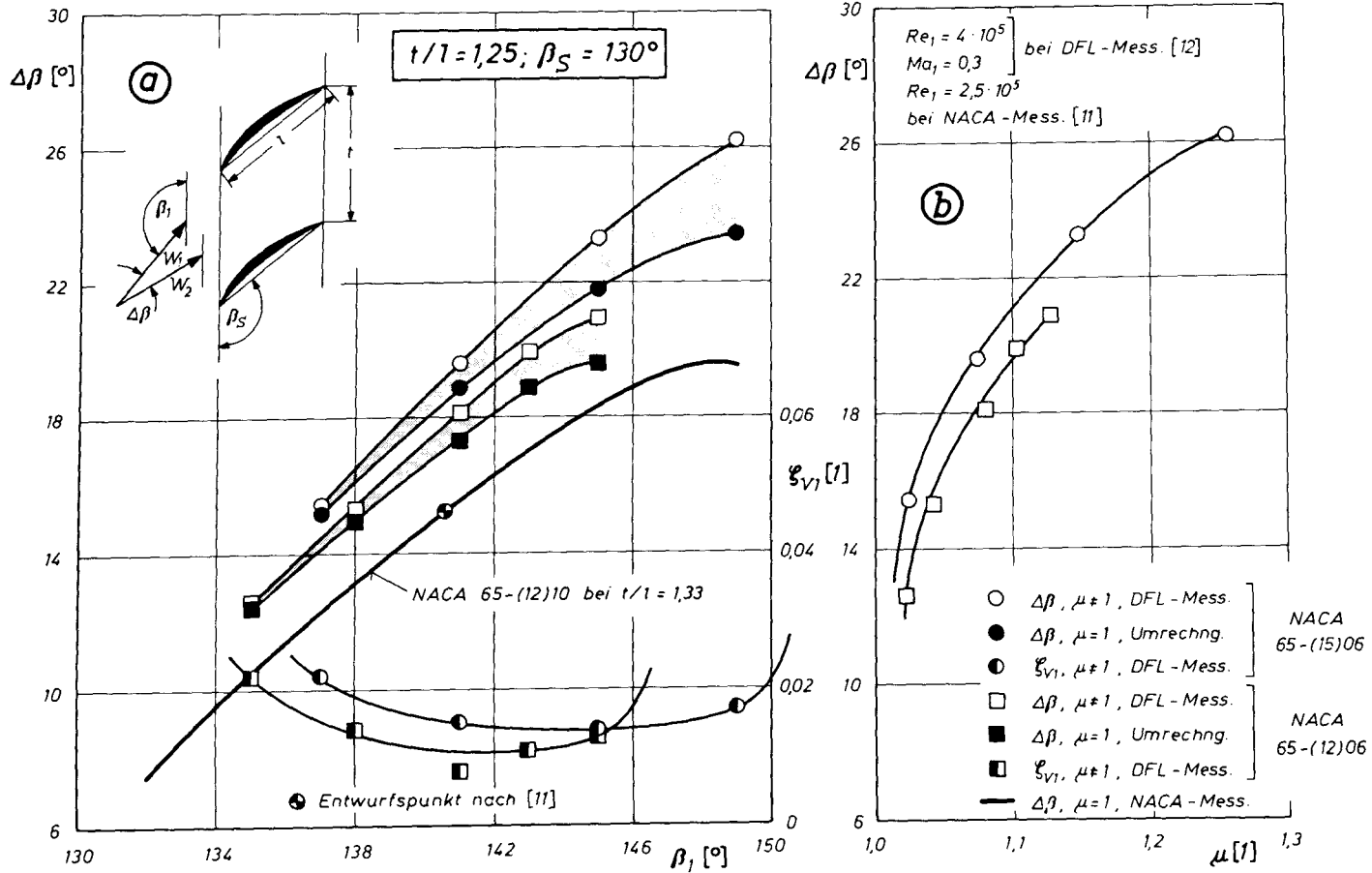


Bild 14: Umlenkungen  $\Delta\beta$  und Verlustbeiwerte  $\xi_{v1}$  für verschiedene Verdichtergitter mit  $t/l = 1.25$  und  $\beta_S = 130^\circ$ .

⊙ :  $\Delta\beta$  und  $\xi_{v1} = f(\beta_1, \mu, \text{Profilform})$

<http://www.digibib.tu-bs.de/?docid=00051855>

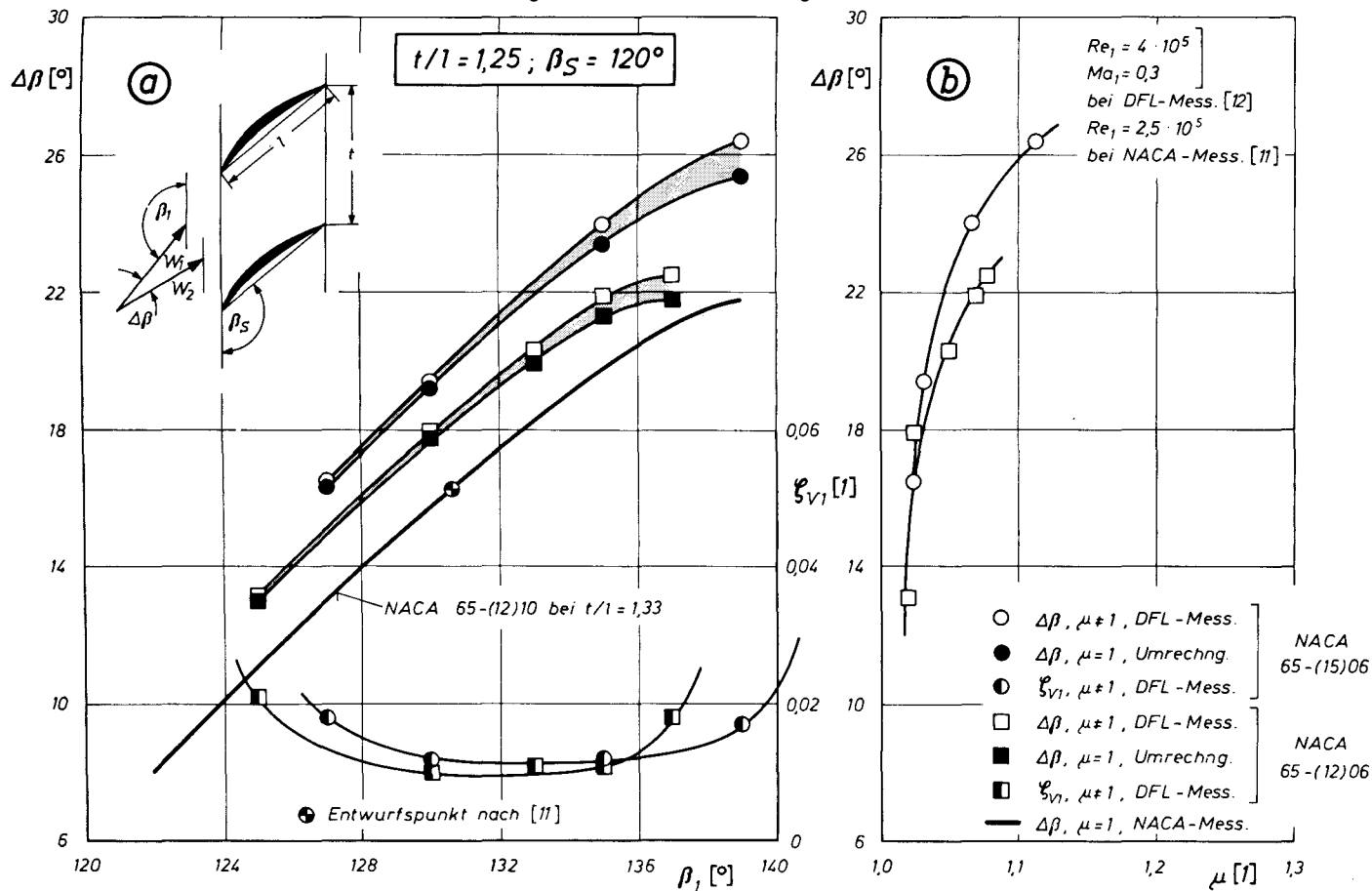


Bild 15: Umlenkungen  $\Delta\beta$  und Verlustbeiwerte  $\xi_{v1}$  für verschiedene Verdichtergitter mit  $t/l = 1,25$  und  $\beta_S = 120^\circ$ .

⊙ :  $\Delta\beta$  und  $\xi_{v1} = f(\beta_1, \mu, \text{Profilform})$ , ⊖ :  $\Delta\beta = f(\mu, \beta_1, \text{Profilform})$



- b) Die gleiche Dickendifferenz verursacht mit zunehmendem Teilungsverhältnis abnehmende Unterschiede in den Umlenkungen (vgl. Bild 10 mit Bild 12 oder Bild 11 mit Bild 13). Die Bilder 14 und 15 dürfen in diesen Vergleich nicht mit einbezogen werden, da die Teilungsverhältnisse nicht genau übereinstimmen.
- c) Die gleiche Dickendifferenz verursacht mit zunehmendem Schaufelwinkel (Staffelungswinkel) zunehmende Unterschiede in den Umlenkungen (vgl. Bild 11 mit Bild 10).

Die mit veränderlichem  $\mu$  gemessenen Polaren in Bild 10 bis 15 besitzen einen größeren Arbeitsbereich (Zuströmwinkelbereich mit  $\xi_{v1} \leq 2 \xi_{v1min}$ ) als die entsprechenden Polaren mit  $\mu = 1 = \text{konst}$ , eine Tatsache, die sich an Hand von Bild 3 einsehen läßt. Demzufolge sind die umgerechneten Umlenkungskurven nicht über den vollen Zuströmwinkelbereich, für den die Umrechnung durchgeführt wurde, praktisch zu nutzen. Da es bisher nicht gelungen ist, die bei  $\mu \neq 1$  gemessenen Polaren auf  $\mu = 1 = \text{konst}$  umzurechnen, ist eine genaue Abgrenzung des Arbeitsbereichs auf den umgerechneten Umlenkungskurven nicht möglich.

Zum Schluß dieser Untersuchungen soll noch auf eine interessante Eigenschaft der aus [12] und [13] übernommenen Meßergebnisse hingewiesen werden: Wenn man die gemessenen Axialgeschwindigkeitsverhältnisse gemäß

$$\frac{\Delta p}{q_1} = 1 - \left[ \mu \frac{\sin \beta_1}{\sin \beta_2} \right]^2 \quad (15)$$

mit  $\sin \beta_1 / \sin \beta_2$  korreliert (vgl. Bild 16), so ordnen sich alle Meßpunkte auf einem schmalen Band an, welches mit guter Näherung durch eine einzige Kurve ersetzt werden kann. Diese Kurve hängt nur noch von den Zulaufgrenzschichten ab und stellt somit eine spezielle Eigenschaft des Hochgeschwindigkeits-Gitterwindkanals dar. Andere Gitterwindkanäle besitzen ähnliche Kurven (vgl. [6]).

## 5. Zusammenfassung

Die vorliegende Arbeit berichtet über umfangreiche theoretische Untersuchungen über die Umlenkeigenschaften ebener Verdichtergitter aus Profilen der NACA-Serie-65 in quasizweidimensionaler inkompressibler Strömung. Unter einer quasizweidimensionalen Strömung wurde hierbei eine solche Strömung verstanden, bei welcher das Verhältnis der Axialgeschwindigkeiten vor und hinter dem Gitter von Eins verschieden ist. Der Einfluß des Axialgeschwindigkeitsverhältnisses auf die Umlenkungen, ausgedrückt durch den Umlenkungsanstieg  $d(\Delta\beta)/d\mu$  bei  $\mu = 1$ , wurde mit Hilfe des *Pollard-Horlock*-Verfahrens berechnet, das eine Erweiterung des bekannten *Schlichting*-Verfahrens darstellt. An Hand von um-

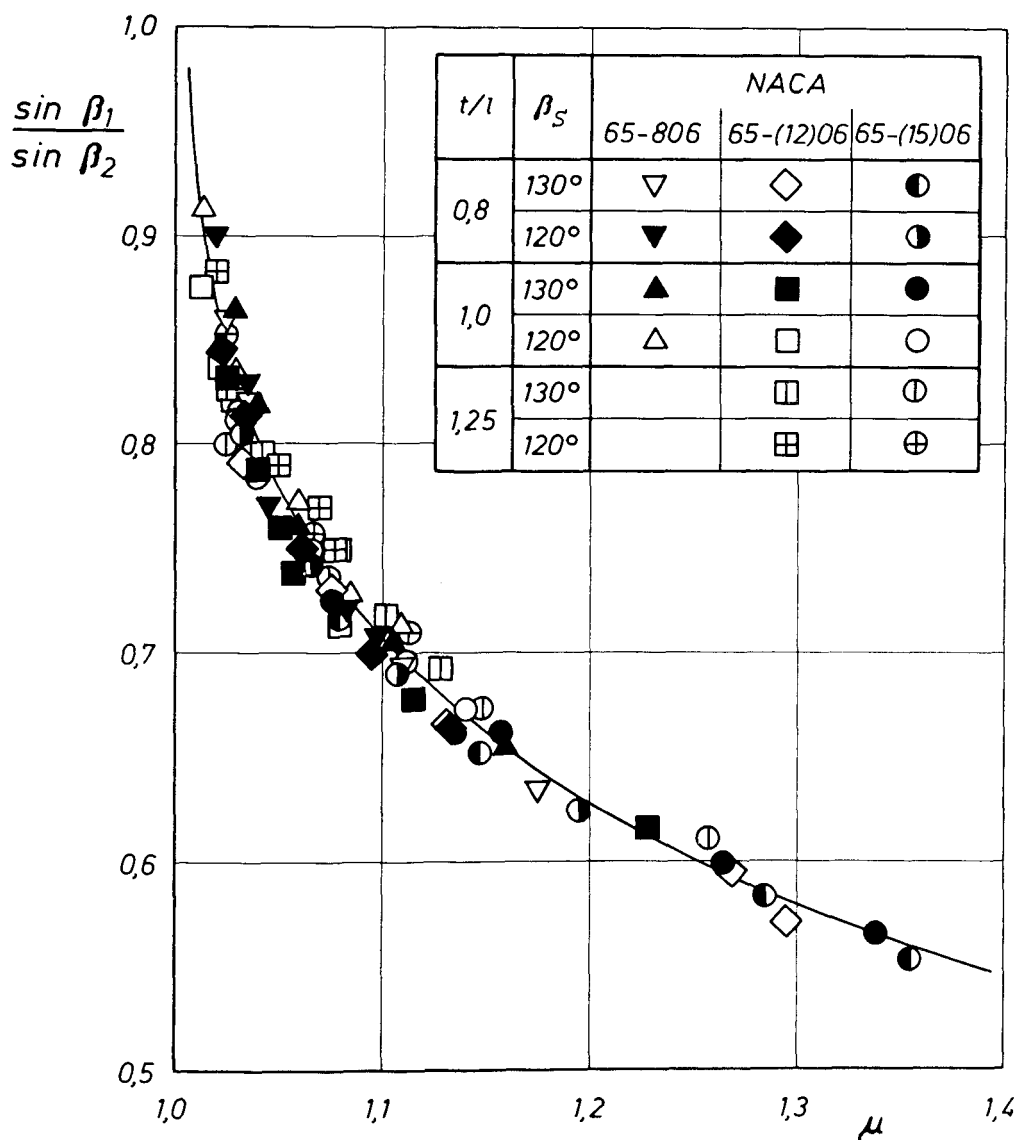


Bild 16 : Korrelation zwischen  $\sin \beta_1 / \sin \beta_2$  und  $\mu$  für alle experimentell untersuchten Verdichtergitter.

fangreichen Rechnungen an einer großen Zahl unterschiedlicher Verdichtergitter aus Profilen

65 — 806

65 — (10)06

65 — (12)06

65 — (15)06

wurde festgestellt, daß der Umlenkungsanstieg  $d(\Delta\beta)/d\mu$  im wesentlichen vom Teilungsverhältnis, vom Staffelungswinkel und vom Anstellwinkel abhängt und daß er nahezu unabhängig ist von der Profilgeometrie, d. h. insbesondere von der Profilwölbung. Für das Profil NACA 65 — (10)06 wurde der Umlenkungsanstieg angegeben für Staffelungswinkel zwischen  $-20^\circ \leq \lambda \leq 60^\circ$ , Teilungsverhältnisse zwischen  $0,5 \leq t/l \leq 2,0$  und für die Anstellwinkel  $\alpha_1 = 5^\circ$  und  $15^\circ$ . Für alle übrigen Profile wurden Ergebnisse lediglich für die Staffelungswinkel  $\lambda = 20^\circ$ ,  $40^\circ$  und  $60^\circ$  mitgeteilt.

In einer ersten Anwendung der vorgelegten Rechenergebnisse wurden die in quasizweidimensionaler ( $\mu \neq 1$ ) Strömung gemessenen Umlenkungen verschiedener Verdichtergitter aus 6 % dicken Profilen der NACA-Serie-65 auf streng zweidimensionale ( $\mu = 1$ ) Strömung umgerechnet. Ein Vergleich der umgerechneten Umlenkungen mit entsprechenden Meßergebnissen der NACA für 10 % dicke Profile ergab einen ausgezeichneten Parallellauf der zu vergleichenden Kurven. Die verbleibenden Differenzen konnten zwanglos durch den Dickenunterschied der Profile und durch den Einfluß einer unterschiedlichen Reynoldszahl erklärt werden.

## 6. Literatur

- [1] *Pollard, D. and Horlock, J. H.*: A theoretical investigation of the effect on change in axial velocity on the potential flow through a cascade of aerofoils.  
ARC-Report, C.P. No. 619 (1962).
- [2] *Schlichting, H.*: Berechnung der reibungslosen inkompressiblen Strömung für ein vorgegebenes Schaufelgitter.  
VDI-Forschungsheft 447, VDI-Verlag Düsseldorf (1955).
- [3] *Shaulan, M. R. A. and Horlock, J. H.*: The effect of change in axial velocity on the potential flow in cascades.  
ARC-Report, R. M. No. 3547 (1968).
- [4] *Mani, R. and Acosta, A. J.*: Quasi two-dimensional flows through a cascade.  
Trans. ASME, J. Eng. for Power, Vol. 90, No. 2 (1968), pp. 119—128.
- [5] *Pollard, D. and Gostelow, J. P.*: Some experiments at low speed on compressor cascades.  
Trans. ASME, J. Eng. for Power, Vol. 89, No. 3 (1967), pp. 427—436.
- [6] *Ikui, T., Inoue, M. and Kuromaru, M.*: Researches on the two-dimensional retarded cascade.  
Bulletin of the JSME, Vol. 15, No. 84 (1972), pp. 705—720.
- [7] *Masek, Z. and Norbury, J. F.*: Low-speed performance of a compressor cascade designed for prescribed velocity distribution and tested with variable axial velocity ratio.  
The Institution of Mechanical Engineers. Conference Publication No. 3 (1973).
- [8] *Schlichting, H. und Stark, U.*: Einfluß des Verhältnisses der Axialgeschwindigkeiten vor und hinter dem Gitter auf die aerodynamischen Beiwerte eines ebenen Verdichtergitters.  
Revue Roumaine des Sciences Techniques — Série de Mécanique Appliquée — Band 17, No. 3 (1972), S. 655—677.
- [9] *Stark, U.*: The effect of axial velocity ratio on the aerodynamic coefficients of a compressor cascade in viscous flow.  
AGARD—AG—164 (1972), pp. 205—220. Edited by J. Surugue. Man vgl. auch: VDI-Bericht Nr. 193 (1973), S. 87—95.
- [10] *Stark, U. und Starke, J.*: Theoretische und experimentelle Untersuchungen über die quasizweidimensionale inkompressible Strömung durch vorgegebene ebene Verdichtergitter.  
Forschung im Ingenieurwesen, Band 40, Heft 6 (1974), S. 172—186.
- [11] *Emery, J. C., Herrig, L. J., Erwin, J. R. and Felix, A. R.*: Systematic two-dimensional cascade tests of NACA 65-series compressor blades at low speeds.  
NACA-Report 1368 (1958).
- [12] *Hebbel, H. H.*: Untersuchungen über den Einfluß der Profilwölbung auf die Strömung durch ebene Verdichter-Schaufelgitter bei hohen Unterschallgeschwindigkeiten. Teil II: Untersuchungen bei kompressibler Strömung.  
Bericht 64/31 des Instituts für Aerodynamik der Deutschen Forschungsanstalt für Luft- und Raumfahrt (DFL) Braunschweig (1964).

- [13] Barsun, K.: Untersuchungen über den Einfluß der Profilwölbung auf die Strömung durch ebene Verdichtergitter bei hohen Unterschallgeschwindigkeiten.  
Teil IV: Untersuchung weiterer Schaufelprofile bei kompressibler Strömung.  
Bericht 66/34 des Instituts für Aerodynamik der Deutschen Forschungsanstalt für Luft- und Raumfahrt (DFL) Braunschweig (1966).
- [14] Schlichting, H. und Truckenbrodt, E.: Aerodynamik des Flugzeuges.  
Band 1, 2. Auflage, Springer-Verlag Berlin/Heidelberg/New York (1967), S. 420 bis 423.
- [15] Abbott, J. H., von Doenhoff, A. E. and Stivers, L. S., Jr.: Summary of Airfoil Data.  
NACA-Report 824 (1945).
- [16] Scholz, N.: Aerodynamik der Schaufelgitter.  
Band 1, Verlag G. Braun Karlsruhe (1965), S. 264—265.
- [17] Horlock, J. H.: Axialkompressoren.  
Verlag G. Braun Karlsruhe (1967), S. 74—85.
- [18] Scholz, N. und Hopkes, U.: Der Hochgeschwindigkeits-Gitterwindkanal der Deutschen Forschungsanstalt für Luftfahrt Braunschweig.  
Forschung auf dem Gebiet des Ingenieurwesens, Band 25, Heft 5 (1959), S. 133 bis 147.
- [19] Herrig, L. J., Emery J. C. and Erwin, J. R.: Effect of section thickness and trailing-edge radius on the performance of NACA 65-series compressor blades in cascade at low speeds.  
NACA RM L51J16 (1951).
- [20] Bahr, J.: Untersuchungen über den Einfluß der Profildicke auf die kompressible ebene Strömung durch Verdichtergitter.  
Forschung im Ingenieurwesen, Band 30, Heft 1 (1964), S. 14—25.